

EVALUACIÓN DEL COMPORTAMIENTO DE LA INTERFASE FRP-HORMIGÓN EN VIGAS DE HORMIGÓN REFORZADAS CON MATERIALES COMPUESTOS

Julio César LÓPEZ GONZÁLEZ

Ingeniero Civil

E.T.S.I. de Caminos, Canales y Puertos. UPM

Doctorando.

julio.lopez@caminos.upm.es

Jaime FERNÁNDEZ GÓMEZ

Doctor Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos

E.T.S.I. de Caminos, Canales y Puertos. UPM

Catedrático

jfernandez@caminos.upm.es

Enrique GONZÁLEZ VALLE

Doctor Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos

E.T.S.I. de Caminos, Canales y Puertos. UPM

Profesor Titular

enrique.gonzalez.valle@upm.es

RESUMEN

En el presente documento se analiza el uso de ensayos , análogos a los empleados comúnmente para medir la adherencia de barras, en el estudio de la adherencia FRP-Hormigón. Los resultados se trasladan a la comprobación del despegue en la zona entre fisuras de flexión en vigas de hormigón reforzadas con materiales compuestos de propiedades mecánicas similares. Finalmente se presenta una comparación con los modelos más relevantes de la literatura especializada.

PALABRAS CLAVE: Refuerzo, materiales compuestos, despegue, flexión, FRP

1. Introducción

El uso de materiales compuestos para el refuerzo, reparación y rehabilitación de estructuras de hormigón se ha convertido en una técnica muy recurrente en la última década. Con independencia de la técnica del refuerzo, uno de los principales condicionantes del diseño es el fallo de la adherencia entre el hormigón y el material compuesto, atribuida generalmente a la concentración de tensiones en la interfase. Como resultado, existen varios modelos para la transferencia de las tensiones entre el material compuesto y el hormigón, así como para la evaluación de la pérdida o despegue del refuerzo FRP en elementos estructurales de hormigón. A pesar de la gran cantidad de estudios, existen aún incertidumbres debidas a la complejidad de algunos de los modelos y a las hipótesis del comportamiento de los materiales y de la interfase entre el material compuesto y el sustrato de hormigón.

2. Modelos de despegue del refuerzo. Estado del arte.

Tanto en el refuerzo a flexión como en el refuerzo a cortante de vigas, el despegue del material compuesto es un fenómeno que frecuentemente determina la capacidad del elemento estructural reforzado.

En las vigas reforzadas a flexión existen dos zonas potenciales de iniciación del despegue, que puede comenzar en los extremos o en la zona de fisuras de flexión-cortante. El despegue no se

produce estrictamente en la unión, sino en el hormigón, a través de un pequeño espesor de 1 a 2mm y en otros casos al nivel de la armadura de tracción, es decir, en este último caso el fallo involucra el desprendimiento del recubrimiento.

El cálculo de las tensiones en la interfase fue un tema que acaparó la atención de los investigadores con la finalidad de comprender el fenómeno del despegue, y surgieron así varias soluciones analíticas cuya característica común es la hipótesis de un comportamiento lineal y elástico de los materiales ([1], [2], [3], [4], [5], [6] y [7]). A partir de estas soluciones, algunos investigadores combinaron las tensiones obtenidas con la adopción de un criterio de fallo apropiado para el hormigón, a fin de pronosticar el despegue en la zona de anclaje ([8], [9], [10], [11]).

Casi de forma paralela otros investigadores sugerían un análisis basado en la mecánica de la fractura lineal en Modo II ([12] y [13] citados por [14]). Análogamente surgieron métodos de ensayo que pretendían reproducir el estado tensional al que está sujeta la unión. De estos métodos se desprenden los ensayos de corte simple (*single shear pull test*) y de corte doble (*double shear test*), en los que la interfase está sujeta únicamente a tensiones tangenciales; y los ensayos tipo viga o especiales en los que la interfase experimenta tensiones normales y tangenciales.

A partir de estos ensayos se podía obtener una relación tensión-deslizamiento para incorporarse al análisis como ecuación constitutiva para el estudio de la distribución de las tensiones (tangenciales) en la interfase tanto en la zona de anclaje como en la de fisuras ([15], [16], [17] y [18]).

Esta función tensión-deslizamiento también concentró el interés de varios investigadores, surgiendo así diferentes modelos ([16], [19], [20], [21], [22] y [23]) siendo los más comunes el lineal (de rama descendente) y el bilineal. El cálculo de los parámetros de la citada función (tensión máxima, deslizamiento asociado a la tensión máxima y deslizamiento asociado al inicio del despegue), ha sido un tema de constante investigación, en la mayoría de los modelos las variables son la resistencia a compresión, la geometría y propiedades mecánicas del refuerzo.

Los modelos que incorporan la geometría y propiedades mecánicas del adhesivo tienden a ser inestables cuando el espesor del adhesivo es pequeño (menor o igual 2 mm), debido a la incertidumbre del verdadero valor del espesor y su uniformidad. Otra característica importante en el estudio de la adherencia de bandas FRP con el hormigón es la existencia de una longitud eficaz de adherencia para la cual se consigue la carga efectiva, en otras palabras, un aumento en la longitud de adherencia no supone un aumento en la carga de despegue.

Los modelos para el despegue en la zona entre fisuras consisten, bien en limitar el incremento de tensión sobre el refuerzo ([24]) o en limitar la deformación en la sección crítica ([25], [26] y [27]).

En el presente trabajo se propone analizar los esfuerzos que producen el despegue en la zona de fisuras de flexión-cortante en vigas reforzadas a flexión limitando la deformación del refuerzo a partir de resultados obtenidos de ensayos *beam-test*. Este es el mecanismo de comprobación de algunos de los modelos citados, determinando la deformación de comparación mediante fórmulas que tiene en cuenta parámetros de la viga y del refuerzo. En nuestro caso se trata de buscar un valor de referencia experimental fácil de determinar, y que tenga en cuenta además las condiciones del pegado (sustrato, tipo y espesor del adhesivo).

3. Programa experimental

Se realizaron 5 ensayos *beam-test* para obtener la deformación de la banda FRP para la que se produce el despegue. Las dimensiones de la pieza corresponden a la viga de ensayo tipo A recogida en la norma UNE-EN10080 [28]. El procedimiento de carga realizado fue el recogido por la citada norma.

La resistencia media a compresión del hormigón a 28 días obtenida de probetas cilíndricas fue de 21.2MPa. La banda FRP tenía un espesor de 1.55mm y un ancho de 50mm. El módulo de elasticidad longitudinal a tracción, de acuerdo con la ficha técnica del fabricante, era de 160GPa. El refuerzo se adhirió una longitud de 27.5cm en cada semiviga partiendo del borde interior. Además, se colocaron galgas extensométricas sobre la banda FRP en las piezas BT-4 y BT-5. En la primera se dispusieron 3 galgas bien distribuidas en cada semiviga y en la segunda se colocaron 6 galgas en una semiviga.

La Tabla 1 recoge las cargas de rotura y las figuras 1, 2 y 3 muestran respectivamente la geometría de las piezas, la ejecución del ensayo de la pieza BT-5 y el fallo de la misma.

Tabla 1 Resultados de los ensayos

Pieza	P (kN)	T_p (kN)	τ_m (MPa)	$\varepsilon_{pb,i}$
BT-1	28	23,03	1,68	1801
BT-2	22,5	18,50	1,35	1447
BT-3	22,5	18,50	1,35	1447
BT-4	25,58	21,04	1,53	1645
BT-5	24,59	20,22	1,47	1581

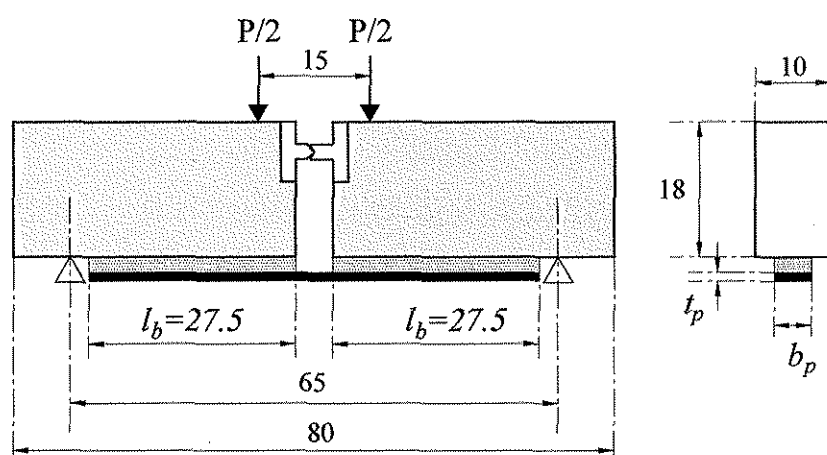


Figura 1. Beam-test (cotas en centímetros).

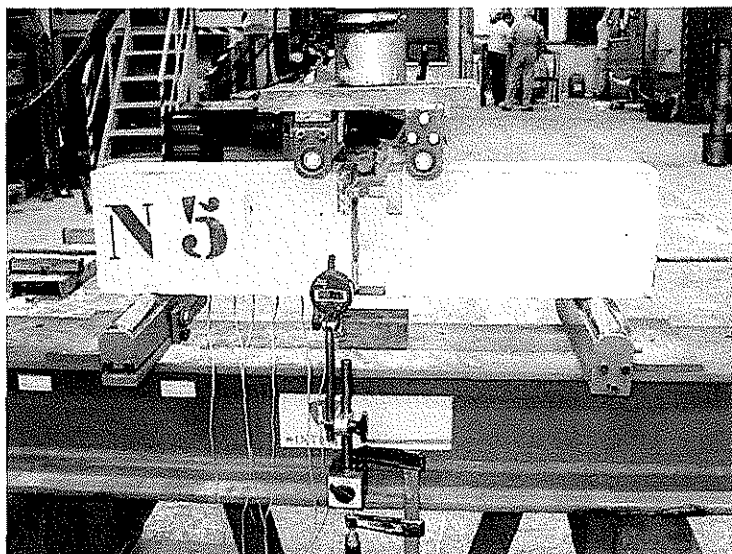


Figura 2. Ensayo de la pieza BT-5.

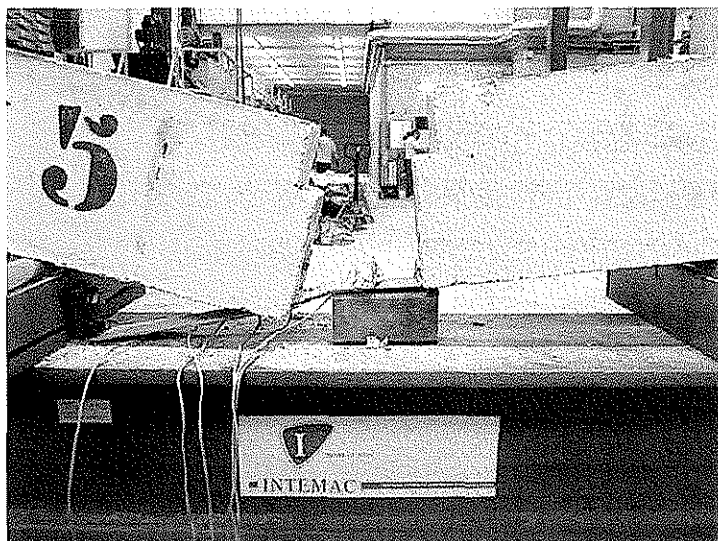


Figura 3. Fallo de la pieza BT-5.

4. Calibración del modelo para la comprobación del despegue

De una base datos de vigas reforzadas a flexión que fallaron por despegue en la zona entre fisuras, se seleccionaron aquellas cuyos materiales y condiciones de pegado tienen propiedades similares a los del ensayo *beam-test*. Los resultados de un total de 6 vigas se utilizaron para calibrar el modelo empírico (referencias [29] y [30]).

En las Tablas 2 y 3 puede verse la geometría y las propiedades de los materiales de las vigas utilizadas para la calibración.

En la Tabla 4 se recogen los valores obtenidos en los ensayos de las vigas. Las deformaciones ε_{pr} se dedujeron de un análisis convencional con los esfuerzos últimos.

Tabla 2 Geometría de las vigas

Ref.	Id.	b mm	h mm	d mm	d' mm	L m	A_s mm	A'_s mm	A_{sv} MPa	b_p mm	t_p mm	t_a mm	a mm	L_c m
[29]	L2	152	254	229	25	4,54	253	143	0	51	1,4	1,6	0	2,27
	H2	152	254	229	25	4,54	253	143	0	51	1,4	1,6	0	2,27
	H2x1	152	254	229	25	4,54	253	143	0	51	1,4	1,6	0	2,27
	H4	152	254	229	25	4,54	253	143	0	102	1,4	1,6	0	2,27
[30]	E-1	150	300	256	44	3	339	101	603	50	1,2	2 ¹	50	1
	E-2	150	300	256	44	3	339	101	603	100	1,2	2 ¹	50	1

1. Se ha adoptado 2mm. El autor no proporciona el dato.

Tabla 3 Propiedades de los materiales

Ref	Id.	f_c MPa	f_{ct} MPa	E_c MPa	E_s GPa	f_y MPa	E'_s GPa	f'_y mm	E_{sv} GPa	f_{yv} MPa	s mm	E_p GPa	ϵ_{pu} %
[29]	L2	23,3	1,85 ¹	24278 ²	200 ³	429	200 ³	429	-	-	-	155	1,8
	H2	23,3	1,85 ¹	24278 ²	200 ³	429	200 ³	429	-	-	-	155	1,8
	H2x1	23,3	1,85 ¹	24278 ²	200 ³	429	200 ³	429	-	-	-	155	1,8
	H4	23,3	1,85 ¹	24278 ²	200 ³	429	200 ³	429	-	-	-	155	1,8
[30]	E-1	26,3	2,85	28000	192	509	199	574	199	574	150	165	1,7
	E-2	26,3	2,85	28000	192	509	199	574	199	574	150	165	1,7

1. Valor calculado con $0,30(f_{ck})^{0,5}$. 2. Valor calculado con $8500(f_{cm})^{1/3}$. 3. Se ha adoptado 200GPa.

Tabla 4 Esfuerzos

Ref	Id	V_u kN	M_u mkN	ϵ_{pr} μm
[29]	L2	22,15	50,26	10434
	H2	21,77	49,40	10434
	H2x1	22,57	51,21	10434
	H4	24,62	55,86	6778
[30]	E-1	55,03	55,03	6111
	E-2	65,10	65,10	5151

5. Análisis de resultados

5.1. Modelos para el pronóstico del despegue en la zona entre fisuras

En la Tabla 5 se muestran las expresiones de los modelos que se han incluido en la comparación de los resultados, indicando la referencia para su identificación.

Tabla 5 Modelos para el análisis del despegue

Modelo	Expresiones
[25]	$\varepsilon_{pp} = \begin{cases} 0,48\beta_a \sqrt{\frac{f_c}{E_p t_p}} & \text{si } l_b \geq l_{eb} \\ 0,48 \sin\left(\frac{\pi l_b}{2l_{eb}}\right) \beta_a \sqrt{\frac{f_c}{E_p t_p}} & \text{si } l_b < l_{eb} \end{cases} ; l_{eb} = \sqrt{\frac{E_p t_p}{f_c}} ; \beta_a = \sqrt{\frac{2-b_p/b}{1+b_p/b}}$
[26]	$\varepsilon_{pp} = \frac{0,23 (f_c)^{0,2}}{(E_p t_p)^{0,35}}$
[27]	$\varepsilon_{pp} = 0,41 \sqrt{\frac{f_c}{A_p E_p}} \leq 0,9\varepsilon_{pu}$

En la Tabla 6 se muestran los valores de las deformaciones obtenidas por aplicación de las expresiones de los modelos para cada una de las vigas recogidas en las Tablas 2 y 3. En la Figura 4 se presenta la comparación entre la deformación del refuerzo real y la pronosticada por cada uno de los modelos.

5.2. Discusión de la precisión de los modelos

Con los resultados de los ensayos de *beam-test*, y los de las vigas que se reflejan en la Tabla 4, se ha estudiado la posible correlación entre los valores del alargamiento en el refuerzo en el momento del fallo para estudiar el posible establecimiento empírico del parámetro de referencia.

Se ha estudiado una ecuación, simple y en la que intervienen parámetros relacionados con el fenómeno que relaciona la deformación del refuerzo obtenida de ensayos *beam-test* con la del refuerzo de la viga que produce el despegue en la zona central de la luz. La función que proporciona el mejor ajuste es:

$$\varepsilon_{pp} = \left(\frac{L_c}{d}\right)^{n1} \left(\frac{b}{b_p}\right)^{n2} \varepsilon_{pb}^{n3} \quad (1)$$

Donde ε_{pp} es el pronóstico de la deformación del refuerzo y ε_{pd} es el promedio de las deformaciones obtenidas de los ensayos *beam-test*. La calibración se realiza utilizando las vigas recogidas en las Tablas 2 y 3, y consiste en reducir lo máximo posible la suma cuadrática de los residuos, lo cual conduce a $n1 = 0,47$, $n2 = 0,47$ y $n3 = 0,96$.

En la Figura 4 se han dibujado también los valores correspondientes a la predicción del fallo en las vigas utilizando el modelo establecido, cuyos valores numéricos también se recogen en la Tabla 6.

Del análisis de la Figura 4 puede deducirse que los modelos de las referencias [25] y [27] resultan conservadores, pero este comportamiento es más notorio en el primero debido a la doble raíz cuadrada que encierra a la resistencia del hormigón. El modelo [26] aunque presenta mejor ajuste

con los valores reales, no toma en cuenta el ancho del refuerzo en la deformación, esto conduce a valores iguales para vigas reforzadas cuya única diferencia es el ancho de la banda, despreciando así el efecto del área del refuerzo y la relación b/b_p . Todos los modelos ofrecen un rango de valores para el pronóstico muy constante, y que no refleja la variabilidad real.

El modelo encontrado proporciona valores mucho más ajustados a los experimentales, siendo además más discriminante. A nivel práctico podría adoptarse $n1 = n2 = 0,5$ y $n3 = 1$, con lo cual la función adopta una formulación mucho más sencilla y generaliza mejor la determinación de ε_{pp} .

$$\varepsilon_{pp} = \sqrt{\frac{L_c b}{db_p}} \varepsilon_{pb} \quad (2)$$

En la Tabla 7 se presentan algunas medidas de centralización y dispersión de los residuos denotando el comportamiento de los modelos. Puede observarse que el modelo propuesto presenta valores mucho mejores que los otros tres analizados.

Tabla 6 Resultados de los modelos

Ref	Id	ε_{pr} μm	ε_{pp} μm [26]	ε_{pp} μm [27]	ε_{pp} μm [28]	ε_{pp} μm Prop.
[29]	L2	10433	2531	5854	4249	10165
	H2	10433	2531	5854	4249	10165
	H2x1	10433	2531	5854	4249	10165
	H4	6777	2008	5854	4249	7328
[30]	E-1	6111	2717	6193	4725	6608
	E-2	5151	2181	6193	4725	4764

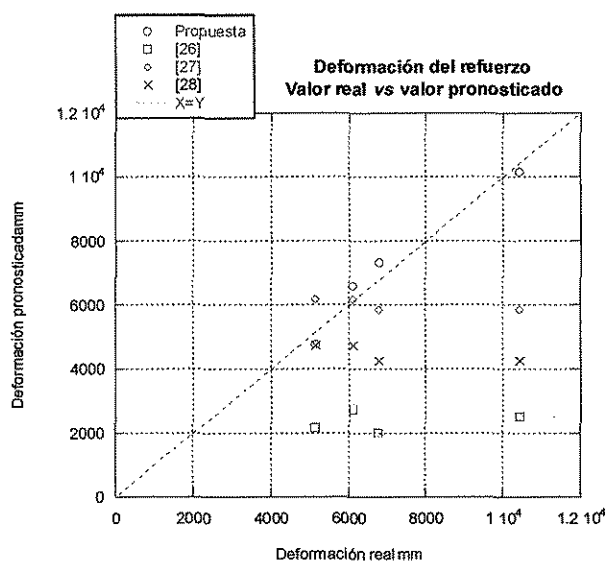


Figura 4. Deformación del refuerzo. Valor real vs valor pronosticado

Tabla 7 Medidas de centralización y dispersión de los residuos

Ref	Mínimo	Máximo	Rango	Media	$\sqrt{\sum r^2}$
[25]	2966	7906	4940	5804	15179
[26]	-1041	4580	5621	2257	8054
[27]	426	6185	5759	3816	11103
Prop.	-551	387	938	24	957

6. Conclusiones

A la vista del estudio realizado, y aún teniendo en cuenta el número de datos experimentales manejado, pueden establecerse las siguientes conclusiones:

- Los modelos analizados ofrecen resultados que no se ajustan bien a la experimentación. En general ofrecen valores del lado de la seguridad, y con muy poca discriminación, a la vista de los valores experimentales.
- El modelo planteado, definiendo una deformación de comprobación mediante un ensayo de despegue sencillo, presenta valores ajustados a los reales.
- Aunque a la vista de los casos analizados hay que ser prudente con el modelo obtenido, sí que puede concluirse que supone un método realista y que implícitamente recoge variables referentes al adhesivo y su ejecución.
- Por todo ello se considera oportuno avanzar en el establecimiento de un ensayo de referencia, analizando distintos espesores de pegado y ampliando el abanico de resistencias del hormigón.

7. Notación

- A_s área de armadura longitudinal de tracción.
- A'_s área de armadura longitudinal de compresión.
- A_v área de armadura transversal en la luz de cortante L_c .
- E_c módulo de elasticidad del hormigón.
- E_p módulo de elasticidad longitudinal del refuerzo FRP.
- E_s módulo de elasticidad de la armadura de tracción.
- E'_s módulo de elasticidad de la armadura de compresión.
- L luz de la viga considerada como la distancia entre los soportes.
- L_c luz de cortante de la viga.
- T_p tracción sobre la banda FRP.
- a distancia entre el soporte y el extremo del refuerzo FRP.
- b ancho de la viga de hormigón o ancho del prisma de hormigón.
- b_p ancho de la banda FRP.
- d canto útil de la armadura de tracción.
- d' recubrimiento de la armadura de compresión medido al eje de la misma.
- f_c resistencia a compresión del hormigón.
- f_{ct} resistencia media a tracción del hormigón.

f_y	límite de fluencia de la armadura de tracción.
f'_y	límite de fluencia de la armadura de compresión.
f_{yv}	límite de fluencia de la armadura transversal.
h	altura de la viga de hormigón.
l_b	longitud de la banda FRP adherida al sustrato de hormigón.
l_{be}	longitud efectiva de adherencia
t_a	espesor de la capa de adhesivo.
t_p	espesor de la banda FRP.
ε_{pu}	deformación última de material FRP.
ε_{pp}	deformación pronosticada de la banda FRP.
ε_{pr}	deformación real de la banda FRP.
ε_{pr}	deformación real de la banda FRP (obtenida de un análisis convencional con los esfuerzos últimos).
ε_{pb}	deformación promedio de la banda FRP obtenida de ensayos beam-test.
τ_m	tensión media de adherencia.

8. Referencias

- [1] ROBERTS TM. "Approximate Analysis of Shear and Normal Stress Concentrations in the Adhesive Layer of Plated RC Beams", *The structural engineer*. Vol. 67, No. 12, 1989, pp. 229-233.
- [2] ROBERTS TM and HAJIKAZEMI H. "Theoretical Study of the Behaviour of Reinforced Concrete Beams Strengthened by Externally Bonded Steel Plates." Vol. 87, No. 1, 1989, pp. 39-55.
- [3] SHEN HUI-SHEN, TENG J. G. and YANG J. "Interfacial stresses in beams and slabs bonded with thin plate", *Journal of engineering mechanics*. Vol. 127, No. 4, 2001, pp. 399-406.
- [4] TOUNSI A. and BENYOUCEF S. "Interfacial stresses in externally FRP-plated concrete beams", *International journal of adhesion and adhesives*. 4, Vol. 27, No. 3, 2007, pp. 207-215.
- [5] TOUNSI A., HASSAINE DAOUADJI T., BENYOUCEF S. and ADDA BEDIA E. A. "Interfacial stresses in FRP-plated RC beams: Effect of adherend shear deformations", *International journal of adhesion and adhesives*. 6, Vol. 29, No. 4, 2009, pp. 343-351.
- [6] YANG J. and WU Y. -. "Interfacial stresses of FRP strengthened concrete beams: Effect of shear deformation", *Composite structures*. 10, Vol. 80, No. 3, 2007, pp. 343-351.
- [7] YANG JIAN, YE JIANQIAO and NIU ZHONGRONG. "Simplified solutions for the stress transfer in concrete beams bonded with FRP plates", *Engineering structures*. 2, Vol. 30, No. 2, 2008, pp. 533-545.
- [8] SAADATMANESH H. and MALEK A. M. "Design guidelines for flexural strengthening of RC beams with FRP plates", *Journal of composites for construction*. Vol. 2, No. 4, 1998, pp. 158-164.
- [9] TUMIALAN J. G., BELARBI A. and NANNI A. "Reinforced concrete beams strengthened with CFRP composites: Failure due to concrete cover delamination", 1999.
- [10] VARASTEHPUR H. and HAMELIN P. "Strengthening of concrete beams using fiber-reinforced plastics", *Materials and structures*. Vol. 30, No. 197, 1997, pp. 160-166.
- [11] ZIRABA Y. N., BALUCH M. H., BASUNBUL I. A., SHARIF A. M., AZAD A. K. and ALSULAIMANI G. J. "Guidelines toward the design of reinforced-concrete beams with external plates", *ACI structural journal*. Vol. 91, No. 6, 1994, pp. 639-646.

- [12] TÄLJSTEN B. "Plate bonding: Strengthening of existing concrete structures with epoxy bonded plates of steel or fibre reinforced plastics", 1994.
- [13] YUAN H. and WU Z. "Interfacial fracture theory in structures strengthened with composite of continuous fiber", 1999, pp. 142-155.
- [14] CHEN J. F. and TENG J. G. "Anchorage strength models for FRP and steel plates bonded to concrete", *Journal of structural engineering*. Vol. 127, No. 7, 2001, pp. 784-791.
- [15] CHEN J. F., YUAN H. and TENG J. G. "Debonding failure along a softening FRP-to-concrete interface between two adjacent cracks in concrete members", *Engineering structures*. 2, Vol. 29, No. 2, 2007, pp. 259-270.
- [16] MOHAMED ALI M. S., OEHLERS D. J., GRIFFITH M. C. and SERACINO R. "Interfacial stress transfer of near surface-mounted FRP-to-concrete joints", *Engineering structures*. 7, Vol. 30, No. 7, 2008, pp. 1861-1868.
- [17] TENG J. G., YUAN H. and CHEN J. F. "FRP-to-concrete interfaces between two adjacent cracks: Theoretical model for debonding failure", *International journal of solids and structures*. 9, Vol. 43, No. 18-19, 2006, pp. 5750-5778.
- [18] YUAN H., WU Z. and YOSHIZAWA H. "Theoretical solutions on interfacial stress transfer of externally bonded steel/composite laminates", *Structural Engineering Earthquake Engineering*. Vol. 18, No. 1, 2001, pp. 27-40.
- [19] DAI J. G. and UEDA T. "Local bond stress slip relations for FRP sheets-concrete interfaces", *Fibre-reinforcement polymer: Reinforcement for concrete structures, vols 1 and 2, proceedings*. 2003, pp. 143-152.
- [20] LU X. Z., TENG J. G., YE L. P. and JIANG J. J. "Bond-slip models for FRP sheets/plates bonded to concrete", *Engineering structures*. Vol. 27, No. 6, 2005, pp. 920-937.
- [21] MONTI G., RENZELLI M. and LUCIANI P. "FRP adhesion in uncracked and cracked concrete zones", *Fibre-reinforcement polymer: Reinforcement for concrete structures, vols 1 and 2, proceedings*. 2003, pp. 183-192.
- [22] NAKABA K., KANAKUBO T., FURUTA T. and YOSHIZAWA H. "Bond behavior between fiber-reinforced polymer laminates and concrete", *ACI structural journal*. Vol. 98, No. 3, 2001, pp. 359-367.
- [23] SAVOIA M., FERRACUTI B. and MAZZOTTI C. "Non linear bond-slip law for FRP-concrete interface", *Fibre-reinforcement polymer: Reinforcement for concrete structures, vols 1 and 2, proceedings*. 2003, pp. 163-172.
- [24] FIB C. "Externally bonded FRP reinforcement for RC structures", *Bulletin*. Vol. 14,
- [25] TENG J. G., SMITH S. T., YAO J. and CHEN J. F. "Intermediate crack-induced debonding in RC beams and slabs", *Construction and building materials*. 10, Vol. 17, No. 6-7, 2003, pp. 447-462.
- [26] SAID HEMDAN and WU ZHISHEN. "Evaluating and proposing models of predicting IC debonding failure", *Journal of composites for construction*. Vol. 12, No. 3, 2008, pp. 284-299.
- [27] ACI. "440.2 R-08: Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures", *American concrete institute, farmington hills, michigan*. Vol. 113,
- [28] AENOR. Norma UNE-EN 10080. "Acero para el armado del hormigón. Acero soldable para armaduras de hormigón armado. Generalidades". Madrid 2006.
- [29] REEVE B. Z. "Effect of adhesive stiffness and CFRP geometry on the behavior of externally bonded CFRP retrofit measures subject to monotonic loads", Thesis (M.S.). School of Engineering, University of Pittsburgh, 2005.
- [30] HEREDIA D. "Influencia de diferentes variables en el comportamiento a flexión de secciones de hormigón armado reforzadas con materiales compuestos", Tesis (PhD) Universidad Politécnica de Madrid, 2007.